

(昭和 53 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

p 分布ブロック荷重による累積疲労被害の一検討

正員 飯 田 國 廣* 正員 金 子 昭 久**

A Study of Cumulative Damage by Block Loading with p -Distribution

by Kunihiro Iida, Member Akihisa Kaneko, Member

Summary

An investigation was made of cumulative fatigue damage of notched mild steel specimens which were subjected to programmed block fatigue loading in in-plane bending condition with stress ratio of minus one. The value of p was changed in the range of zero to one: 0, 0.25, 0.5, 0.75 and 1.0, and the fatigue life was defined on the criterion of crack initiation life.

The following conclusions were obtained:

(1) Miner's hypothesis may be valid for p over 0.75, and Haibach's method for the case $0.75 > p > 0.5$. While the modified Miner method may be available for the prediction of an expected crack life in case of p less than 0.5.

(2) A new model for prediction of an expected crack initiation life was proposed by taking the functional change of damage factor, or decrease of the fatigue limit, as a function of p -value into consideration. The model is found to fit well the experimental results for any p -value in the range of zero to one.

1 ま え が き

実際の構造物に働く荷重は特別な場合を除けばランダムなものであり、したがって構造物の疲労設計に際しては加わる疲労応力の頻度分布を考慮することが必要である。このため変動応力による疲労試験の重要性が認識されてきており、近年特に試験例が増加しているようである。変動応力による疲労試験は大きく分けて、ランダム荷重試験とプログラム荷重試験に分けられる。ランダム荷重試験は実働応力状態を最も忠実に再現する方法であるが、試験装置が複雑かつ高価なものになりやすいなどの理由から、プログラム荷重試験が行なわれることが多い。そしてこれらの試験の大部分は破断寿命基準で行なわれており、亀裂発生寿命に着目した試験データは未だほとんどないといってよい。近年亀裂発生寿命の重要性が認識される傾向の中で、変動応力下での亀裂発生寿命のデータを得ることは意義のあることと思われる。

一方、構造物の設計にあたって、その都度変動応力による疲労実験を行なうことの煩わしさを避けるために、定応力振幅下での $S-N$ 線図から任意の疲労応力頻度分布での疲労寿命を推定する方法がいくつか提案されているが、これらのほとんどすべては破断寿命基準によるものである。

そこで今回著者は 8 段多重のブロック荷重疲労試験を亀裂発生寿命基準で行ない、その結果を従来の研究者によって提案されたいくつかの累積疲労被害則に照らして検討したが、一般的に適合するという検証が得られなかったので新しいモデルを提案した。

記 号

S_e : 疲労限 (kg/mm^2)

S_{e0} : 非損傷材の疲労限 (kg/mm^2)

S_{ai} : ステップ i での公称応力振幅 (kg/mm^2)

$\bar{S}_a$: 変動応力中の最高応力振幅 (kg/mm^2)。今回は 10^6 回に 1 回の割合で生ずるとする。

n_i : ステップ i での繰返し数

N_c : 亀裂発生寿命, 1.5 mm 程度の亀裂が生じたときの繰返し数で定義した。

N_{ci} : S_{ai} での亀裂発生寿命

N_f : 破断寿命

D : 累積疲労損傷

$-k$: $S-N$ 線図の傾き ($N = CS_a^{-k}$)

2 試験方法と試験結果

2.1 供試材および試験機

供試材としては 1000 mm × 1000 mm × 5 mm の軟鋼 SM 41 A を用いたが、ミルシートによる化学成分および機械的性質を Table 1 に示す。この供試材から、長手方向がロール方向と一致するように、また試験片の板厚

* 東京大学工学部船舶工学科

** 当時東京大学大学院、現在日産自動車(株)

Table 1 Chemical composition and mechanical properties

Chemical Composition (%)				
C	Si	Mn	P	S
0.06	0.25	1.39	0.021	0.008

Mechanical Properties (Mill Sheet)		
Yield Stress (kg/mm ²)	Ultimate Tensile Strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
44	51	52

中心が供試材の板厚中心と一致するように試験片を作製した。試験片形状を Fig. 1 に示す。ここで片側のみノッチを入れたのは、試験を亀裂発生寿命基準で行なうために、亀裂発生位置を限定し、かつその発見を容易にするためである。Peterson¹⁾ および西田の著書²⁾ における光弾性実験結果を参考にして、ノッチ底での弾性応力集中係数は $K_t=1.95$ と得られた。

試験機は容量 4.0 kg-m のシェンク型曲げ疲労試験機を用い、完全両振り ($R=-1$) 条件で面内曲げ疲労試験を行なった。繰返し速度は手動および 30 cpm (低速)、3000 cpm (高速) とした。試験中 30 cpm では随時ループで観察し、また 3000 cpm では適当な間隔で試験機を止めてループで観察することにより亀裂の発見に努めた。このようにして亀裂長さが 1~1.5 mm 程度になった繰返し数をもって、亀裂発生寿命 N_c とした。亀裂発生後は試験片の片面に貼付したクラックゲージ (KV 5 B, ピッチ 0.2 mm または KV 25 B, ピッチ 1 mm) を用いて随時亀裂の進展状況を記録した。また試験片が完全に破断した繰返し数をもって破断寿命 N_f とした。なお実際には、すべての試験片においてノッチ底から亀裂が発生した。また試験にあたっては、休止効果、初期応力の効果、使用した試験機と試験片による固有差の影響は無視した。

2.2 定応力振幅疲労試験

任意の応力頻度分布での疲労寿命を推定する際の基礎となる基本 $S-N$ 線図を得るために、まず定応力振幅試験 (Fig. 2 の $p=1$) を行なった。若干の試験を行なったところ繰返し速度が 3000 cpm の場合と 30 cpm の場合の疲労寿命に有意差が認められたので、それぞれに対して有効な $S-N$ 線図を求めることとした。すなわち 3000 cpm では 12 本、また 30 cpm では 9 本の試験片について試験した (Fig. 3)。この結果から最小自乗法により $S-N_c$ 線図を直線回帰すると、平均線として

$$N_c = (3.428 \times 10^{13}) S_a^{-6.708} \dots \dots 3000 \text{ cpm} \quad (1)$$

$$N_c = (1.700 \times 10^{13}) S_a^{-6.676} \dots \dots 30 \text{ cpm} \quad (2)$$

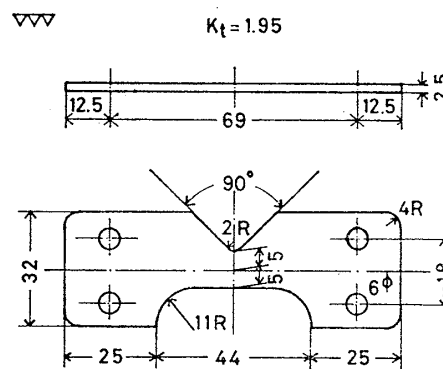
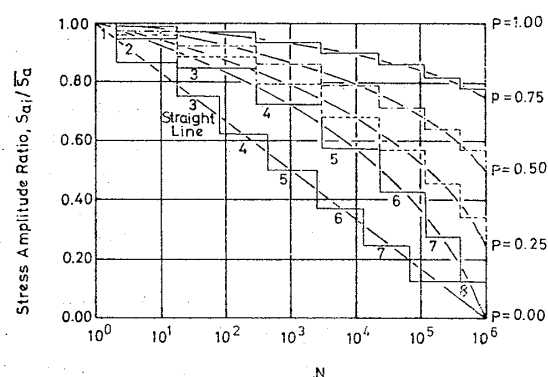
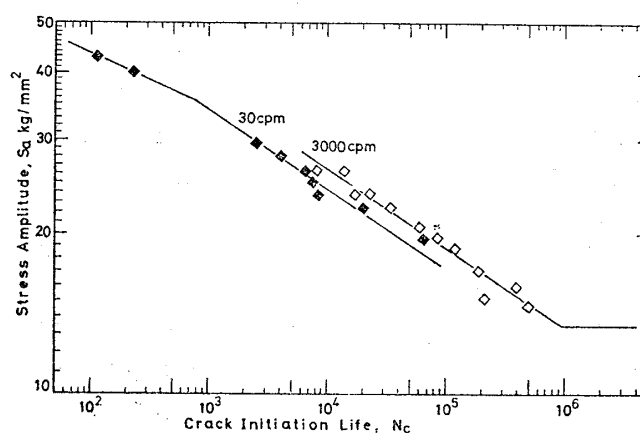


Fig. 1 Test specimen

Fig. 2 p -type and straight line distributions and corresponding stepped distributionsFig. 3 S_a-N_c curve ($p=1$)

が得られた。解析においては両者の傾きが等しい方が都合が良く、またブロック荷重試験においては 3000 cpm で負荷されるステップの損傷が比較的支配的であると考えられるため、(2) 式を 30 kg/mm² で同じ点を通るような傾斜をもつ直線に修正すると、

$$N_c = (1.897 \times 10^{13}) S_a^{-6.708} \dots \dots 30 \text{ cpm} \quad (3)$$

のように表わせる。したがって (1) 式と (3) 式を基本 $S-N_c$ 線図とする。同様に $S-N_f$ 線図は次のようになった。

$$N_f = (2.339 \times 10^{13}) S_a^{-6.259} \dots \dots 3000 \text{ cpm} \quad (4)$$

$$N_f = (3.646 \times 10^{12}) S_a^{-5.866} \dots \dots 30 \text{ cpm} \quad (5)$$

基本 $S-N_f$ 線図として用いるときは、(5) 式も (2) 式と同様の修正をして

$$N_f = (1.700 \times 10^{13}) S_a^{-6.259} \dots 30 \text{ cpm} \quad (6)$$

とする。一方 $N_c < 10^3$ の低サイクル領域では、 $S-N$ 線図の傾きは $N_c > 10^3$ の領域での $S-N$ 線図の傾きと必ずしも一致しないことが知られている。この領域では、八木-富田が SM 41 B を供試材として $R = -0.8$ で軸力試験を行なっている³⁾。 $N_c < 10^3$ の領域における今回の実験点 2 点 (Fig. 3) は八木-富田の結果よりやや長寿命側にあり、この傾向は軸力試験と曲げ試験の差により説明される。したがってこの実験点は比較的信頼性が高いものと考えられるので、この 2 点を直線で結ぶと次式が得られる。

$$N_c = (1.272 \times 10^{18}) S_a^{-9.826} \quad (7)$$

また N_f に対しては

$$N_f = (1.177 \times 10^{13}) S_a^{-6.139} \quad (8)$$

と表わせる。(3) 式と (7) 式は $N_c = 10^3$ ではほぼ等しい S_a をもつので、便宜的に $N_c < 10^3$ の領域では (7) 式で、また $N_c > 10^3$ の領域では (3) 式で $S-N_c$ 線図を表わすことにする。以上 (1), (3), (7) 式が任意の応力頻度分布での N_c を推定する際の、また (4), (6), (8) 式が任意の応力頻度分布での N_f を推定する際の基本式となる。

30 cpm での高サイクル領域での試験は時間の都合で、また 10^4 寿命回以下の領域での 3000 cpm での試験はその困難さから行なわなかったが、両者の試験データが共存する領域では、30 cpm での寿命の方が 3000 cpm での寿命より短い。寿命比 $N_{30\text{cpm}}/N_{3000\text{cpm}}$ は 0.36~0.92 の値をとる。また $S-N$ 線図で比較すると、寿命比は N_c では 0.55, また N_f では 0.73 となる。このように繰返し速度の違いによって時間強度に差が現われる現象の理由は次のように考えられる。疲労現象は応力-歪がヒステリシスループを描くことにより起こるとされているが、塑性歪は応力に対してある時間遅れを伴い、したがって繰返し速度が速くなるほど生ずる塑性歪量が減少し、これに伴い疲労強度が上昇するのであろう。また N_c と N_f に対する寄与を両者の寿命比から考えると、繰返し速度の影響は亀裂発生寿命に対する方が亀裂伝播寿命、ひいては N_f に対するよりも著しいとみなせるようである。

次に N_c と N_f との関係について最小自乗法を用いて両者の関係を求めると

$$N_c = 0.0954 N_f^{1.11} \quad (9)$$

と表わせる。 N_f の指数 1.11 は飯田らが SM 41 B を供試材として曲げ試験を行なった結果⁴⁾と一致している。また係数 0.0954 は今回の試験片では亀裂伝播領域が比較的長いため、文献 4) の結果よりは小さい値とな

っている。

2.3 疲労限決定試験

疲労限を決定するために、疲労限と予想される応力付近で 0.5 kg/mm^2 きざみに 19 本の試験片について繰返し速度 3000 cpm で定応力振幅試験を行なった。試験機は東京大学のシェンク型曲げ試験機の他に、船舶技術研究所溶接工作部の 4 kg-m シェンク型曲げ試験機 3 台を用いた。なお、試験機による有意差は無視した。適当な回数で試験機を止め亀裂発生が発見に努めたが、すべての試験片について N_c を認めたわけではない。また亀裂の進展についても記録しなかった。試験は約 10^7 回まで続行し、その時点で亀裂の入っていない試験片は未破断とした。各試験機による試験順序を Fig. 4 に示す。このうち応力振幅 13.0 kg/mm^2 の試験片のうちの 1 本 (Fig. 4 の No. 8 のデータ) には停留亀裂を生じた。この試験片については亀裂発生の見地から破断とみなした。疲労限決定法としてはステアケース法が最も一般的に用いられている。今回採用した試験順序は、試験機が複数ということもあって厳密にはステアケース法ではないが、ステアケース法と同様な計算過程を用い⁵⁾、次のように計算した。

$$S_{e0} = S_0 + d \left(\frac{A}{N} + \frac{1}{2} \right) \quad (10)$$

S_0 : 最低応力振幅 ($= 12.0 \text{ kg/mm}^2$)

d : 応力振幅きざみ ($= 0.5 \text{ kg/mm}^2$)

A : $\sum_{i=0}^5 i N_i$ ($= 19$) ただし i は応力振幅 12.0 kg/mm^2 から 14.5 kg/mm^2 に対応した 0~5 の整数。また N_i は各応力振幅での未破断試験片数。

N : 未破断試験片数 ($= 8$)

この結果疲労限を 13.4 kg/mm^2 と決定した。 13.4 kg/mm^2 での各疲労限寿命 N_{ce} , N_{fe} は (1) 式および (4) 式より

$$N_{ce} = 9.428 \times 10^5 \quad (11)$$

$$N_{fe} = 2.063 \times 10^6 \quad (12)$$

となり、 N_f について従来からいわれている $2 \times 10^6 \sim 5 \times 10^6$ 程度で疲労限となるという結果と一致する。

2.4 ブロック荷重試験

Fig. 5 および Table 2 に示したいわゆる Gassner タ

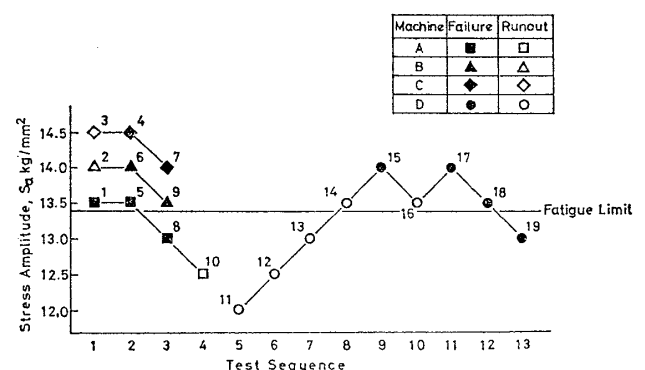


Fig. 4 Results of fatigue limit tests

Table 2 Block loading pattern

Step No.	Stress Cycles Imposed	p-type Distributions					Straight Line Distribution
		$p=1$	$p=0.75$	$p=0.5$	$p=0.25$	$p=0$	
		$S_{at}/\bar{S}_a$					
		Stress Cycles Imposed					$S_{at}/\bar{S}_a$
1	1	1	1	1	1	1	1
2	4	1	0.986	0.975	0.963	0.950	4
3	70	1	0.963	0.925	0.888	0.850	16
4	680	1	0.932	0.863	0.794	0.725	81
5	5000	1	0.895	0.788	0.682	0.575	500
6	23000	1	0.857	0.713	0.568	0.425	2700
7	70000	1	0.820	0.638	0.456	0.275	15200
8	302500	1	0.782	0.563	0.344	0.125	463000

イブ荷重順序⁶⁾による8段階ブロック荷重試験を行なった結果を Table 3 および Fig. 6 に示す。1ブロックの途中で試験片に亀裂が発生または試験片が破断したときの疲労寿命表現としては、Haibach⁷⁾ が用いている累積損傷を考慮した表現もあるが、今回は亀裂発生までに負荷した荷重の回数をもって N_c とした。また完全に破断させた試験片については破断寿命 N_f を合わせて示す。同時に亀裂発生までの繰返し数のうち過小応力の占める割合も示す。これらの試験において各ステップで受ける損傷の割合は応力頻度分布形状により異なるが、損傷に最も寄与するのは各分布形状で次のとおりである。

$p=0.75$	第7ステップ
$p=0.5$	第7ステップ
$p=0.25$	第6ステップ
$p=0$	第5ステップ
直線分布	第5ステップ

Table 3 と Fig. 6 によれば、 $p=0.75$ の $\bar{S}_a=15.9 \text{ kg/mm}^2$ での2点がかなり長寿命側にずれている。この理由は次のように考えられる。この分布形状では疲労限前

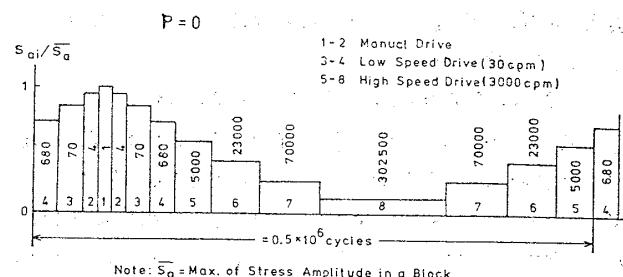
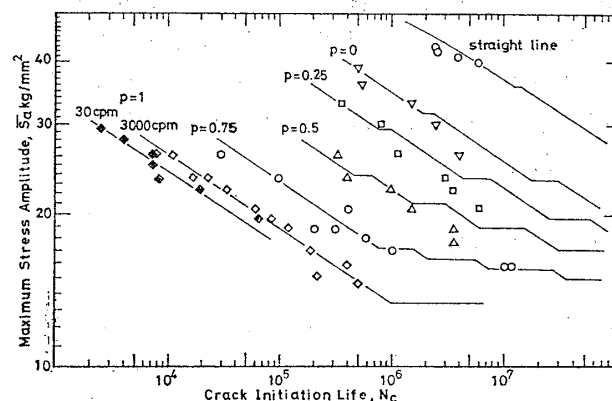
Fig. 5 Loading sequence ($p=0$)

Fig. 6 Comparison between test results and fatigue life curves by Miner's rule

後の応力振幅をもつステップの影響が非常に大きいと考えられるが、疲労限付近では疲労強度のばらつきが大きい。最高応力振幅が疲労限より低ければ破断しないと考えるのが自然であるから、最高応力振幅が疲労限よりやや大きいときには過渡的現象として、試験結果がいちじるしく長寿命側にずれたのであろう。また $p=0.75$ では実験点のばらつきが比較的大きく、 p の値が小さくなるに従ってばらつきが小さくなる傾向も見られる。この理

Table 3 Block loading test results

Specimen Number	Distribution Type	S_{at} (kg/mm ²)								Percent of cycles under original fatigue limit	Crack Initiation Life N_c	Failure Life N_f
		1	2	3	4	5	6	7	8			
P-75-1	p=0.75	26.3	26.0	25.3	24.5	23.5	22.5	21.5	20.5	0	2.95×10^4	1.01×10^5
P-75-2		23.7	23.4	22.8	22.1	21.2	20.3	19.4	18.5	0	9.95×10^4	2.51×10^5
P-75-3		20.6	20.3	19.8	19.2	18.4	17.7	16.9	16.1	0	4.02×10^5	9.47×10^5
P-75-4		18.8	18.6	18.1	17.5	16.8	16.1	15.4	14.7	0	2.02×10^5	3.04×10^5
P-75-5		18.8	18.6	18.1	17.5	16.8	16.1	15.4	14.7	0	3.00×10^5	4.86×10^5
P-75-6		18.0	17.8	17.3	16.8	16.1	15.4	14.8	14.1	0	6.00×10^5	1.40×10^6
P-75-7		17.0	16.8	16.4	15.9	15.3	14.6	14.0	13.3	60.5	1.00×10^6	1.80×10^6
P-75-8		15.9	15.7	15.3	14.8	14.2	13.6	13.0	12.4	88.5	1.00×10^7	-
P-75-9		15.9	15.7	15.3	14.8	14.2	13.6	13.0	12.4	88.5	1.15×10^7	-
P-50-1	p=0.5	26.3	25.6	24.3	22.7	20.7	18.7	16.8	14.8	0	3.20×10^5	5.48×10^5
P-50-2		23.7	23.1	21.9	20.4	18.7	16.9	15.1	13.3	75.2	4.02×10^5	8.02×10^5
P-50-3		22.4	21.8	20.7	19.3	17.7	16.0	14.3	12.6	60.8	9.95×10^5	1.86×10^6
P-50-4		20.6	20.1	19.1	17.8	16.2	14.7	13.1	11.6	90.2	1.47×10^6	2.00×10^6
P-50-5		18.8	18.4	17.4	16.2	14.8	13.4	12.0	10.6	97.7	3.50×10^6	4.85×10^6
P-50-6		17.8	17.3	16.4	15.3	14.0	12.7	11.3	10.0	97.7	3.50×10^6	-
P-25-1	p=0.25	33.0	31.8	29.3	26.2	22.5	18.7	15.1	11.4	68.4	3.43×10^5	6.76×10^5
P-25-2		30.0	28.9	26.6	23.8	20.5	17.0	13.7	10.3	67.1	8.03×10^5	1.59×10^6
P-25-3		26.3	25.3	23.3	20.9	17.9	14.9	12.0	9.0	86.9	1.10×10^6	1.68×10^6
P-25-4		23.7	22.8	21.0	18.9	16.2	13.5	10.8	8.2	97.7	3.00×10^6	5.06×10^6
P-25-5		22.4	21.6	19.9	17.8	15.3	12.7	10.2	7.7	97.7	3.50×10^6	-
P-25-6		20.6	19.8	18.3	16.3	14.0	11.7	9.4	7.1	97.7	6.00×10^6	-
P-00-1	p=0	39.0	37.1	33.2	28.2	22.4	16.6	10.7	4.9	88.4	5.01×10^5	1.01×10^6
P-00-2		36.0	34.2	30.6	26.1	20.7	15.3	9.9	4.5	90.4	5.10×10^5	1.41×10^6
P-00-3		33.0	31.4	28.1	23.9	19.0	14.0	9.1	4.1	88.8	1.50×10^6	4.50×10^6
P-00-4		30.0	28.5	25.5	21.8	17.3	12.8	8.3	3.8	97.7	2.50×10^6	4.83×10^6
P-00-5		26.3	25.0	22.3	19.1	15.1	11.2	7.2	3.3	97.7	4.00×10^6	-

由の一つとして、各ステップでの負荷応力の差の絶対値が $p=0.75$ では小さく、荷重セット時に不可避な誤差が比較的大きく効いてくることが推定され得る。また同頻度分布では寿命が短いため、亀裂の進展が急速であり、亀裂発見時の誤差も比較的大きくなる。 p の値が小さくなるに従い、このような影響は比較的小さくなっていく。

破断寿命 N_f の試験データは、全般的に N_c のデータよりばらつきが大きい。これは亀裂進展段階の複雑な挙動を反映していると思われる。また負荷した荷重の誤差は亀裂発生段階よりも大きな影響を与えるであろう。ブロック荷重試験の N_c と N_f の関係は最小自乗法により

$$N_c = 0.182 N_f^{0.7} \quad (13)$$

となった。(13) 式を (9) 式と比較するとブロック荷重下では定応力振幅下より亀裂伝播寿命が短い傾向を示している。

なお、全体の試験を通して、過小応力のステップを負荷中に明らかな亀裂発生を認めたり、亀裂が急激に進展したり、あるいは試験片が破断するという事はなかった。このことからたとえ過小応力のステップは負荷回数が多くても損傷に寄与する割合は低いことが予想される。

3 考 察

3.1 線形被害則による疲労寿命推定

3.1.1 Miner の方法

基本 $S-N$ 線図から任意の応力頻度分布での疲労寿命を推定する方法はいくつか提案されているが、実用性を尊重するならば、ある程度の正確さと共にある程度の簡便さが要求されることになる。線形被害則はおそらくこういった要求を満たす最も一般的な方法であるといえるであろう。

まず疲労限を有する基本 $S-N$ 線図を用いて線形被害則により亀裂発生寿命基準での疲労寿命を推定する方法 (Miner の方法) を検討してみる。

各ステップでの亀裂発生寿命 N_{ci} は、繰返し速度 3000 cpm のステップでは (1) 式により、また繰返し速度 30 cpm のステップのうち $S_{ai} > 36 \text{ kg/mm}^2$ の場合には (7) 式により、 $S_{ai} \leq 36 \text{ kg/mm}^2$ の場合には (3) 式により算出する。一方、1 ブロック中 (約 0.5×10^6 回) での各ステップの繰返し数 n_i を求め、それぞれ n_i/N_{ci} を計算する。 $\sum_{i=1}^8 (n_i/N_{ci})$ が 1 になったときに亀裂が発生すると考えられるので、推定疲労寿命は

$$N_{c \text{ cal.}} = \frac{\sum_{i=1}^8 n_i}{\sum_{i=1}^8 (n_i/N_{ci})} \quad (14)$$

と表わされる。このようにして求めた $N_{c \text{ cal.}}$ を log-log

座標上でブロック中の最高応力振幅 $\bar{S}_a$ に対してプロットすると Fig. 6 の実線となる。Miner の方法による疲労寿命曲線は応力振幅が大きい領域では基本 $S-N$ 線図に平行となるが、最低応力ステップ (すなわちステップ 8) が疲労限以下になるとこのステップの影響はまったく無視されてしまうため、推定寿命は急に長寿命側に飛び移り階段ができる。さらに最高応力振幅が下がって 2 番目に低い応力ステップ (ステップ 7) が疲労限以下になると、再び階段が現われる。結局 Miner の方法による寿命曲線は複数の階段を有する形となり、最高応力振幅が疲労限に等しくなると無限回の寿命をもつことになる。Fig. 6 を見ると $p=0.75$ ではおおむね両者はよい一致を示しているが、 $p=0.5, 0.25, 0$ および直線分布では、試験結果が推定寿命曲線より短寿命側にきている点が多い。この傾向は直線分布を除けば、各応力頻度分布形状での低応力側の点でいちじるしくなっている。すなわち過小応力を含まない、あるいはその影響を無視できるような応力頻度分布形状に対しては Miner の方法は有効であるが、過小応力を含みしかも頻度分布形状が $p=1$ から離れてくるほど同法では非安全側の推定となることを示している。

3.1.2 Haibach の方法^{7),8)}

Haibach の方法を今回の試験結果に適応すると次のようになる。基本 $S-N$ 線図が時間強度領域から疲労限領域に遷移する点での寿命を N_{ce} とすれば、本試験における疲労限以下の領域での仮想 $S-N$ 線図の式は、 $N > N_{ce}$ で繰返し速度 3000 cpm の $S-N$ 線図の延長として

$$N_c = (9.302 \times 10^{19}) S_a^{-12.416} \quad (15)$$

と表わされる。30 cpm に対する $N > N_{ce}$ での仮想 $S-N$ 線図の式も同様に求まるが、この領域の応力振幅を 30 cpm で負荷することは本試験ではなかったので省略した。各ステップでの亀裂発生寿命 N_{ci} は、前項と同様に (1), (3), (7) および (15) 式により求める。これらの N_{ci} を用いて、推定疲労寿命は (14) 式により求める。

Haibach の方法による疲労寿命曲線 (Fig. 7 の実線) は、最高応力振幅が大きい領域では基本 $S-N$ 線図に平行となるが、最低応力ステップ (すなわちステップ 8) が疲労限以下になると、このステップの N_{ci} は連続的に長寿命側に推移して行くために滑らかな曲線となる。結局、Haibach の方法による疲労寿命曲線は下に凸の緩やかな曲線となる。Fig. 7 を見ると $p=0.75$ の $\bar{S}_a=15.9 \text{ kg/mm}^2$ の 2 点は、推定寿命曲線よりかなり長寿命側にある。一方 $p=0.5, 0.25, 0$ および直線分布では Miner の方法の場合よりかなりよい合致傾向を示しているが、 $p=0.5$ の $\bar{S}_a=17.8 \text{ kg/mm}^2$ の点、 $p=0.25$ の下側の 4 点、 $p=0$ の $\bar{S}_a=26.3 \text{ kg/mm}^2$ の点では非安全側の

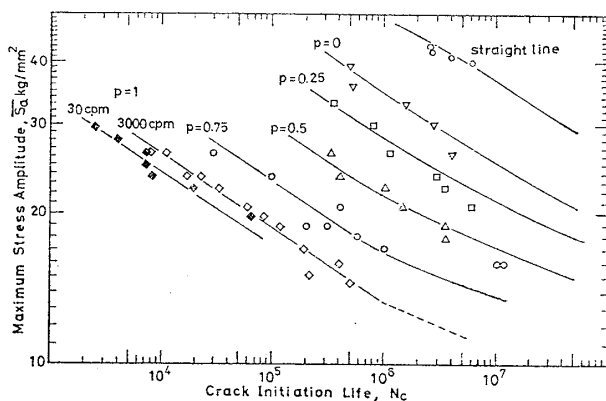


Fig. 7 Comparison between test results and fatigue life curves by Haibach's method

推定を与えている。したがって Haibach の方法ではまだ不完全であるといえる。

3.1.3 修正 Miner の方法

疲労限以下の応力の影響を考慮する一方法として、疲労限以下の領域にまで基本 $S-N$ 線図を直線延長する修正 Miner 法がある。各ステップでの N_{ci} は前項と同様に (1), (3), (7) 式で求める。この N_{ci} を用いて (14) 式により疲労寿命を推定する。このようにして求めた $N_{cal.}$ を log-log 座標上にプロットすると、修正 Miner の方法による疲労寿命線図は基本 $S-N$ 線図に平行な直線となる (Fig. 8)。また最高応力振幅が S_{e0} 以下であっても有限回の寿命を有することになる。Fig. 8 によれば $p=0.75$ の $\bar{S}_a=15.9 \text{ kg/mm}^2$ の 2 点は推定寿命曲線より相当に長寿命側になる。一方 $p=0.5, 0.25, 0$ および直線分布では、推定寿命線図は実験値の比較的中央を通る傾向にある。したがってこれらの応力頻度分布形状では、修正 Miner の方法が比較的良好な推定寿命を与える方法であると言ってよいであろう。

3.1.4 Miner, Haibach, 修正 Miner 法の比較

それぞれの応力頻度分布形状について、亀裂発生寿命 N_c を基準としたときに、Miner, Haibach, 修正 Miner の方法を用いたときの計算寿命と試験結果の比較をすると、Miner の方法では $N_{exp.}/N_{cal.}$ は $0.15 \sim 1.75$ の値となり、全試験の平均値は 0.71 である。Haibach の方法では $N_{exp.}/N_{cal.}$ は $0.45 \sim 6.84$ の値となり、全試験の平均は 0.97 である。一方、修正 Miner の方法では $N_{exp.}/N_{cal.}$ は $0.62 \sim 9.03$ の値となり、全試験の平均値は 1.11 となる。この結果からは Haibach の方法による推定値の平均が一番 1 に近いが、危険側の推定値ともなっている。また実験点のうち $p-75-8, p-75-9$ の 2 点では N_c が異常に大きくなっている。そこでこの 2 点を除いて各方法について対数平均をとってみると、Miner 法で 0.68 , Haibach 法で 0.84 , 修正 Miner 法で 0.96 となり、すべて危険側の推定値となるが、修正

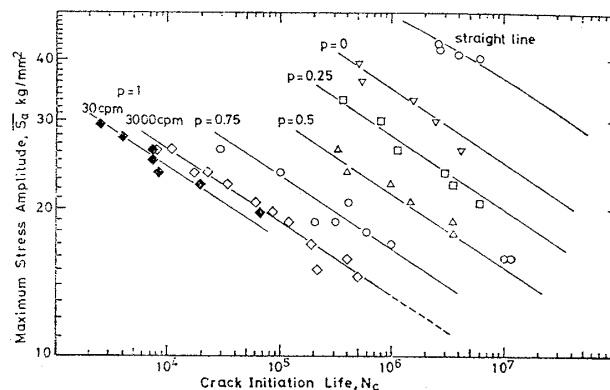


Fig. 8 Comparison between test results and fatigue life curves by modified Miner's rule

Miner の方法による推定が一番 1 に近い。従ってこれら 3 種の方法の中で最も妥当な寿命推定を得る方法は修正 Miner の方法といえる。

次に破断寿命 N_f について同様な考察をすると、Miner の方法では $N_{exp.}/N_{cal.}$ は $0.12 \sim 1.73$ の値となり、全試験の平均は 0.54 である。Haibach の方法では $N_{exp.}/N_{cal.}$ は $0.32 \sim 1.73$ の値となり、全試験の平均は 0.67 である。修正 Miner の方法では $N_{exp.}/N_{cal.}$ は $0.32 \sim 1.73$ の値となり、全試験の平均は 0.73 である。この結果からは、どの方法を用いても危険側の推定となることを示している。したがって破断寿命に関しては基本 $S-N$ 線図の時間強度領域の傾きを修正する Corten-Dolan の方法⁹⁾を用いなければならないかも知れない。

3.1.5 RMS 法

RMS 法は疲労寿命推定法とはいえないかも知れないが、どのような応力頻度分布に対しても適用することができ、また応力履歴がまったくランダムな場合でも有効であるといわれているのでここで採り上げる。各応力頻度分布での応力振幅の RMS 値は次式により求める。

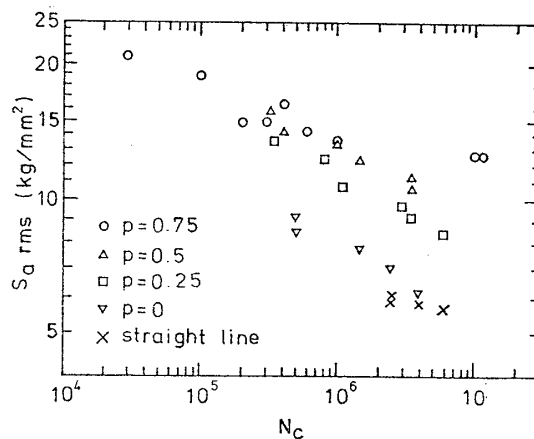


Fig. 9 S_a calculated by RMS method versus N_c diagram

$$S_{a, rms} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^8 n_i S_{ai}^2}{\sum_{i=1}^8 n_i}} \quad (16)$$

$S_{a, rms}$ と N_c の関係を Fig. 9 に示す。同図によれば、実験点は log-log 座標上で左上から右下へ続く帯状で表わされる。また全般的に p の値が大きくなるほど実験点は上側にある。 $p=0.75, 0.5, 0.25$ の分布と $p=0$, 直線分布の間にはやや間隔がある。これらの傾向は p が小さくなるに従って、高応力側の効き方が大きくなっていくことを示していると思われる。

3.2 過小応力に対する新モデル

3.1 節では線形被害則を基礎とした従来からの方法のうちのいくつかについて検討を行なったが、どの方法も試験結果を十分には説明できなかった。そこで次の新モデルを考えた。

材料の累積疲労損傷 D は線形被害則に従って進行すると仮定する。すなわち

$$D = \sum (n_i / N_i) \quad (17)$$

で示される。また損傷と疲労限の低下の関係は Haibach 流に次の形で表わされるとする。

$$S_e / S_{e0} = (1 - D)^{1/q} \quad (18)$$

$q = \infty$ は損傷によっても疲労限が低下しない場合、すなわち Miner の方法であり、 $q = 0$ は疲労限がない場合、すなわち修正 Miner の方法であり、また、 $q = k - 1$ ($-k$ は基本 $S-N$ 線図の傾き) は Haibach の方法である。さて応力頻度分布が $p=1$ に限りなく近づいたときには、その疲労寿命線図は基本 $S-N$ 線図と一致し、疲労限の低下は $q = \infty$ の曲線で現われるはずである。一方 Wirthgen らの実験結果¹⁰⁾ によれば、 $p=0$ に対しては修正 Miner の方法による寿命推定が比較的妥当である。すなわち応力頻度分布形状により、疲労被害度を変える方が合理的であるように思われる。これはすなわち、応力頻度分布形状の変化に従って、 $q = \infty$ から $q = 0$ まで q を変化させることに等しい。

応力頻度分布形状を表わすパラメータとして次のような α を考える。

$$\alpha = \frac{\sum_{i=1}^8 \frac{n_i}{N_i}}{\left\{ \left(\frac{\sum_{i=1}^8 n_i}{N_i} \right) / N_i \right\}} \quad (19)$$

すなわち α は 1 ブロック中での各頻度分布での損傷と、定応力振幅による損傷の比を示す。今回採用した各分布形状に対する α としては

$$\begin{aligned} \alpha &= 0.236 (p=0.75), \quad \alpha = 0.0423 (p=0.5), \\ \alpha &= 0.00682 (p=0.25), \quad \alpha = 0.00160 (p=0), \\ \alpha &= 0.000113 \text{ (直線分布)} \end{aligned}$$

が与えられる。各 α に対して上記のことがあてはまるためには、 q は次のような形で表わされなければならない。

$$q = f \{ (1 - \alpha)^{-m} \} \quad (20)$$

ただし m は定数である。一方 Gatts¹¹⁾ によれば q は次のような形に考えるのが妥当と思われる。

$$q = Ak + B \quad (21)$$

(20), (21) 式、および $\alpha = 0$ で $q = 0$ となるべきことから

$$q = k \{ [1 / (1 - \alpha)^m] - 1 \} \quad (22)$$

と置ける。Haibach によれば、疲労限以下の領域での仮想 $S-N$ 曲線の傾き k' は

$$k' = k + q \quad (23)$$

で表わせるので、(22) 式と (23) 式とから

$$k' = k / (1 - \alpha)^m \quad (24)$$

となる。(24) 式に従い、応力頻度分布の関数として連続的に過小応力の影響を考慮すればよいことになる。次に m の値を決定する必要がある。 m は一種の材料定数と考えられるが、パラメータとしては鋼種、荷重順序、ブロック長さ、切欠きの度合などがあげられる。 m は一応整数として、種々の値に対して推定亀裂発生寿命を求めてみた。そのうちのいくつかについて、実験より得られた N_c と本方法による N_c との比を計算すると、 m が大きくなるほど $N_{exp.} / N_{cal.}$ は小さくなり、 $m=7$ のときに 30 本の試験についての $N_{exp.} / N_{cal.}$ の相乗平均が 1.00 となる。したがって今回の試験片に対しては $m=7$ と考

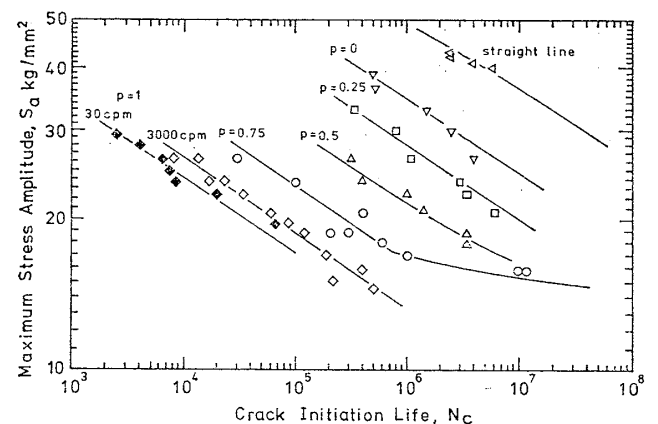


Fig. 10 Comparison between test results and proposed fatigue life curves

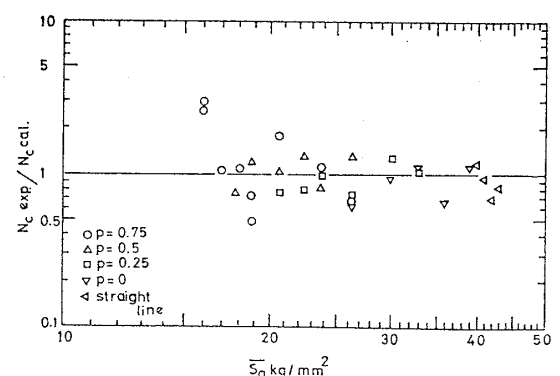
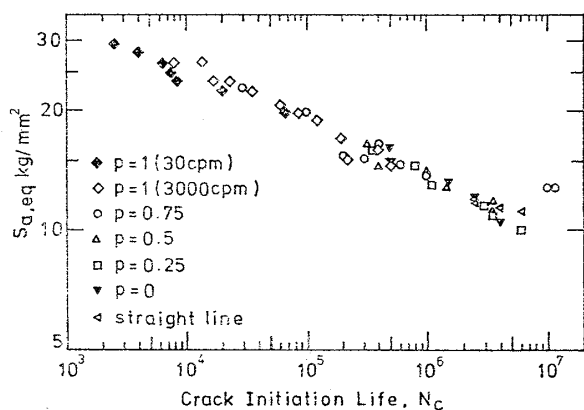


Fig. 11 $\bar{S}_a$ versus $N_{c, exp.} / N_{c, cal.}$ diagram

Fig. 12 $S_{a,eq}-N_c$ diagram ($t=8$)

える。 $m=7$ に対する疲労寿命曲線と実験結果の比較を Fig. 10 に示す。また $N_{exp.}/N_{cal.}-\bar{S}_a$ の関係を Fig. 11 に示す。同図によれば本方法による結果は、Miner, Haibach, 修正 Miner らの方法による推定値より全般的に妥当な方法を与えているといえる。

3.3 t 乗平均による頻度分布評価

今まであげてきた方法による疲労寿命曲線はすべて応力頻度分布形状が異なれば違う曲線で表わされた。これに対し、応力頻度分布形状によらずすべての実験点を 1 本の $S-N$ 線図で表わそうという考え方がある。先にあげた RMS 法はこのうちの一種であり、応力波形のランダム性が強いときや疲労限以下の応力を含まない場合には有力な方法とされている。しかし Herzog¹²⁾ の行なった多段プログラム荷重による実験結果を見ると、Swanson 則 (2 乗平均法) ではまだ十分でなく、これらの結果から Herzog は次のような式を提案している。

$$S_{a,eq.} = \sqrt[4]{\sum_{i=1}^r (n_i/N)^4 S_{ai}^4} \quad (25)$$

しかしこの式によっても、すべてのブロック形状での試験結果と定応力振幅試験結果を狭い分散帯で同一線上に回帰させることはできなかった。そこで一般に $S_{a,eq.}$ を次のような形でおいてみる。

$$S_{a,eq.} = \sqrt[t]{\sum_{i=1}^r (n_i/N_c) (S_{ai})^t} \quad (26)$$

ここで t を変化させて、 $(N_c, S_{a,eq.})$ が $p=1$ での $S-N$ 線図の式と最も一致するような t を求めた。その結果 $t=8$ としたとき、実験値のばらつきは最小となった (Fig. 12)。しかし $t=8$ に関する物理的根拠は未だ不明であり、今後研究したいと考えている。

4 結 論

今回の実験研究により次の結論を得た。

(1) 過小応力を含まないブロック形状、および $p > 0.75$ 程度の応力頻度分布では Miner 則によりほぼ良好な疲労寿命推定が可能であり、 $0.75 > p > 0.5$ 程度の応

力頻度分布に対しては、Haibach による疲労限以下の修正を行なうことにより、ほぼ良好な疲労寿命推定を行なうことができる。また $0.5 > p$ の応力頻度分布に対しては、基本 $S-N$ 線図を疲労限以下の領域に直線延長した $S-N$ 線図に基づいて疲労寿命推定を行なえばほぼ良好な推定となる。

(2) 基本 $S-N$ 線図を疲労限以下の領域に延長する際に、その傾き k' を応力頻度分布に対して連続的に変化させるモデルを提案した。本モデルは試験結果と良い一致を示す。

$$(3) \quad S_{a,eq.} = \sqrt[8]{\sum_{i=1}^r (n_i/N_c) (S_{ai})^8} \text{ により求めた } S_{a,eq.}$$

を用いると、全試験結果がほぼ 1 本の線で表わされる。

(4) 時間強度領域での定振幅試験による疲労寿命は繰返し速度の影響を受け、今回の試験結果では $N_c(3000 \text{ cpm})/N_c(30 \text{ cpm}) \approx 1.8$ となった。

謝 辞

本研究の一部は文部省科学研究費補助金研究 (課題名: 船体構造要素の疲労設計法の研究, 代表研究者: 高橋幸伯教授) の一部として行なわれ、また一部は(社)日本造船研究協会第 170 研究部会の研究の一部として行なわれた。

本研究を進めるにあたり、有用な御助言と御討論をいただいた日本造船研究協会第 170 研究部会の八木順吉部会長以下各委員の方々、日本造船学会溶接研究第 1 分科会の金沢武主査以下各委員の方々、日本溶接学会 FS 委員会の白石隆義主査以下各委員の方々にお礼を申し上げます。実験を行なうにあたり、試験機を貸して下さった船舶技術研究所の藤井英輔氏以下溶接工作部の方々に謝意を表する。さらに実験にあたり助力をいただいた東京大学船舶工学科 永井英晴技官に謝意を表するしだいである。

参 考 文 献

- 1) E. Peterson: Stress Concentration Design Factors, John Wiley, (1953).
- 2) 西田正孝: 応力集中, 森北出版.
- 3) 八木順吉, 富田康光, 藤原静雄, 遠山泰美: 鋼材の低サイクル疲労に関する研究 (第 3 報) — 切欠き材の低サイクル疲労き裂発生寿命 —, 日本造船学会論文集, 第 135 号 (1974), 365/377.
- 4) 飯田國廣, 松本善朗, 永井英晴: 撓み制御平面曲げおよび径歪制御軸力による低サイクル疲労強度の比について, 日本造船学会論文集, 第 137 号 (1975), 307/315.
- 5) A Guide for Fatigue Testing and the Statistical Analysis of Fatigue data, ASTM STP No. 19-A (Second Edition).
- 6) E. Haibach: Employment of a Standard Spectrum in Variable Amplitude Tests, LBF

- Tech. Note TM 15/65 (1966).
- 7) E. Haibach : Modifizierte Lineare Schadensakkumulations-Hypothese zur Berücksichtigung des Dauerfestigkeitsabfalls mit Fortschreitender Schädigung, LBF, Darmsadt, Tech. Mitt. 50/70.
 - 8) E. Haibach : The allowable stresses under variable amplitude loading of welded joints, Proc. Conference on Fatigue of Welded Structures, 6-9 July (1970), The Welding Institute, U.K. (1971), 328/334.
 - 9) H. Corten and T. Dolan : Cumulative Fatigue Damage, Proc. of the Intern. Conference on Fatigue of Metals, London (1956), 235/246.
 - 10) G. Wirthgen : Ergebnisse einer Auswertung von Wöhler- und Betriebs-dauerlinien, IFL Mitt. 14, Heft 10 (1975), 334/338.
 - 11) R. Gatts : Application of a Cumulative Damage Concept to Fatigue, Trans. ASME, No. 60-WA-144 (1961), 529/540.
 - 12) M. Herzog : Die Betriebsfestigkeit von Baustahl der Güteklassen St 37, St 44 und St E 70 nach Vielstufenversuchen, Der Stahlbau, (8/1976), 243/250.
-